

# LNG 貯槽の構造特性に関する研究 (その 2)

—LNG 貯槽の非線形温度応力解析—

大内 一 野村 敏雄  
前山 佳一 武田 寿一

## Study on Structural Behaviors of LNG Storage Tanks (Part 2)

—Nonlinear Thermal Stress Analyses of LNG Storage Tanks—

Hajime Ohuchi Toshio Nomura  
Yoshikazu Maeyama Toshikazu Takeda

### Abstract

This report gives the results of axisymmetric finite element analysis described in Part 1 applied to two actual structures. The first structure is a dike construction around an LNG storage tank on the ground surface. The adequacy of the design method and the safety of the structure are discussed by thermal crack analysis of the prestressed concrete cylindrical dike under leakage conditions. Analytical results show that circumferential thermal stress  $N_\theta$  has little difference from design thermal stress,  $M_\theta$  is reduced at the lower part of the wall, and the vertical bending moment  $M_z$  becomes larger, which suggest that thought should be given to eliminating prestressing force. The second example is an underground LNG storage tank. The adequacy of the design method is discussed by means of creep-crack analysis in case of transient thermal load in normal operation. The analytical results show that (1) thermal stress can be determined within a relatively short term, say one to three months. (2) In case of combined creep and crack stress conditions, cracks of concrete under creep can be controlled by tensile stress relaxation, which makes slight difference in resultant stresses with independent crack analysis. (3) Bending moment by thermal stress becomes 50~60% in comparison with that under the elastic condition.

### 概 要

(その 1) で報告した軸対称 FEM 解析を二つの実構造物に対して適用した結果の報告である。第一は地上式 LNG 貯槽外周に設けられる防液堤を対象とする。漏液時の機能維持を考慮して試設計された豎形円筒 PC 高防液堤の温度ひび割れ解析を実施して、設計の妥当性と安全性を検討した。その結果、弾性応力の  $1/2$  で設定された設計温度応力に対し円周方向温度応力については  $N_\theta$  は大差なく、 $M_\theta$  は壁体下部で低減すること、鉛直方向については  $M_z$  は大きくなり、鉛直方向 PS 力はむしろ無くする方向で考えるべきことが示された。第二は地下式 LNG 貯槽側壁を対象とする。通常運転時非常温度荷重に対するクリープ、クラック解析を実施した。その結果、温度応力は比較的早期 (1~3 ヶ月) に決ること、クリープを考慮した場合引張応力も緩和されてひび割れ発生は押えられ、結果的にひび割れのみを考慮した場合と大差ないこと、そして温度曲げモーメントは弾性のそれに比し 50~60% になることなどが示された。

### 1. 序

(その 1) で報告した軸対称 FEM 非線形解析を二つの構造物に対して適用した。

第一は LNG 地上式貯槽外周に設けられる防液堤を対象に、試設計されたプレストレストコンクリート製高防液堤の液漏洩時温度応力解析を行なった結果の報告である。今日、金属製二重殻円筒豎形貯槽よりなる LNG 地

上式貯槽については、保安上、防液堤を必要とすることがガス事業法により定められている。この種の構造物については、従来我国においてはRC造が用いられてきたが、LNG 漏洩時に堤外にそれを流出させないという2次バリアとしての機能などを勘案して、これをPC造円筒筒形構造として開発することが計画され、種々の検討がなされた。その結果、いくつかの荷重組合せに対してそれぞれ弾性応力解析を行なって重ね合された断面力に対して設計がなされ、パーシャルプレストレスを基本設計思想としてPS 導入力が決定された。そこで、この試設計されたPC造防液堤に対して、漏洩時を対象とした温度応力解析を実施して、設計の妥当性と安全性を検討することにした。

第二は13万kl級LNG地下貯槽を対象とする。前者と違い、貯槽本体が1次バリアとなっていることから、通常運転時においても土水圧等の実荷重に加え、温度荷重が作用することになる。この温度荷重については定常温度分布を得るまで貯液後数年を要することが、熱伝導解析により識られている。そこで、当構造物の長期間に亘る挙動をクリープ、ひび割れなどを考慮した解析により求め、その結果に基づき、設計温度応力を検討することにした。

## 2. PC 高防液堤の温度応力解析

### 2.1. 荷重条件

液漏洩時を対象とするが、地震荷重との組合せは考慮しない。考える荷重は以下の通りである。

- (1) 周辺盛土による常時土圧荷重 ( $\gamma_S = 1.8 \text{ t/m}^3$ )
- (2) 液荷重 ( $\gamma_{LNG} = 0.485 \text{ t/m}^3$ )
- (3) PS 荷重: 漏洩時についてはひび割れ貫通を許さな

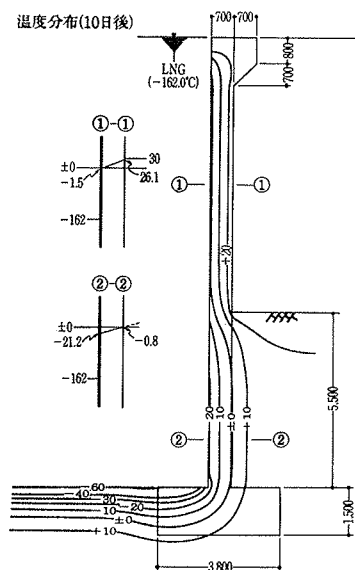


図-1 漏洩10日後の温度分布

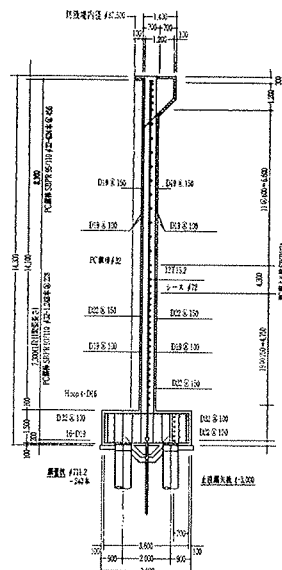


図-2 PC 高防液堤断面配筋図

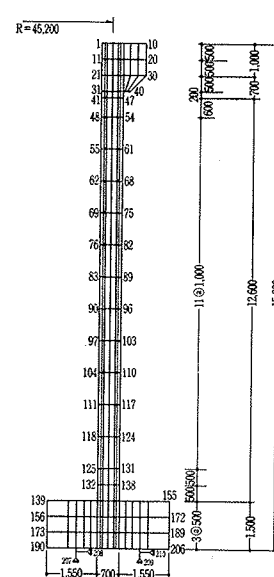


図-3 解析構造体要素分割

い第3種設計に基づく。PS 導入力によるコンクリート応力度は、円周方向は盛土天端より上で  $18 \sim 34 \text{ kg/cm}^2$  下方で  $25 \sim 34 \text{ kg/cm}^2$ 、鉛直方向については盛土天端より上で  $15 \text{ kg/cm}^2$ 、下方で  $30 \text{ kg/cm}^2$  となっている。

(4) 温度荷重: 漏洩10日後の温度分布(図-1)を与える。

(1)~(3)の実荷重を節点力として与えた後、(4)の漏洩10日目の温度分布に対し、これを漸増的に載荷する。なお短期間の挙動を考えると、クリープの影響は少ないとし、ひび割れ解析のみ実施した。

### 2.2. 材料定数

解析に用いた各材料の諸定数を表-1, 2に示すが、常温下のそれを基とし、その温度依存性は考慮しない。

### 2.3. 解析モデル

設計された構造体断面(図-2)に対して図-3に示す様な要素分割を行なう。PC 鋼材の取扱いについては

諸定数	ヤング係数 $E_c(\text{kg/cm}^2)$	引張強度 $\sigma_t(\text{kg/cm}^2)$	ポアソン比 $\nu_c$	線膨張係数 $\alpha_c(1/^\circ\text{C})$
壁部	$3.5 \times 10^5$	24.0	0.167	$1. \times 10^{-5}$
基礎部	$3.0 \times 10^5$	21.0	0.167	$1. \times 10^{-5}$

表-1 コンクリート材料定数

材料	諸定数	ヤング係数 $E_s(\text{kg/cm}^2)$	降伏応力 $\sigma_y(\text{kg/cm}^2)$	線膨張係数 $\alpha_s(1/^\circ\text{C})$	プレストレス力 (ton/本)	用途
鉄筋	SD-30	$2.1 \times 10^6$	3000	$1.0 \times 10^{-5}$		縦横筋
PC鋼線	12T12.4 -SWPR7A	$2.0 \times 10^6$	15000	$1.0 \times 10^{-5}$	85.0	円周方向 プレストレス
	12T15.2 -SWPR7B	$2.0 \times 10^6$	16000	$1.0 \times 10^{-5}$	140.0	円周方向 プレストレス
PC鋼棒	φ32- SBPR95/110	$2.0 \times 10^6$	9500	$1.0 \times 10^{-5}$	47.772	鉛直方向 プレストレス

表-2 鋼材・材料定数

縦方向 PC 鋼棒はアンボイド材としてモデル化する。一方、円周方向 PC 鋼線については、軸対称問題とすることから結果的にも鉄筋と同様な扱いとなる。又基礎部杭についてはこれを半径方向バネと鉛直バネに置換する。

2.4. 解析結果

実荷重に対する発生応力は、PS 荷重によるものが総じて卓越する。円周方向は下部で液圧による相殺のあるものの、上部で  $-10 \text{ kg/cm}^2$  余りである。鉛直方向は上部で  $-15 \text{ kg/cm}^2$ 、下部で  $-30 \text{ kg/cm}^2$  程度にある。温度荷重に対しては、内外面温度差による曲げモーメントは一般部で鉛直、円周両方向共同様な発生が観られるものの、温度分布の急変する盛土天端付近で相互拘束があり特に下部には円周方向膜引張力の作用する傾向にあるものと言える。図-4 にひび割れ発生状況を示す。図中 Radial-Crack とは円周方向引張応力  $\sigma_\theta$  による縦ひび割れであり、一方 Circumferential-Crack とは RZ 面内の応力によるひび割れである。Radial-Crack については、温度荷重に対し盛土天端部を境にして、上部は圧縮下部は引張膜力が作用し、曲げ応力との組合せの結果、盛土下壁体のひび割れ深さは大きくなる。Circumferential-Crack については、プレストレス効果もあってその発生は少なく、内面に鉛直方向曲げ応力  $\sigma_z$  によるひび割れが入っている程度である。図-5 には鉄筋の応力度分布を示すが、円周方向筋については、膜引張の卓越する下部で内外筋共引張応力状態にあるが、高々  $500 \text{ kg/cm}^2$  程度にとどまる。鉛直方向筋については、総じて圧縮膜力の影響が強いものの、温度モーメント  $M_z$  が若干大きくなる盛土天端付近では  $800 \text{ kg/cm}^2$  程度に達している。

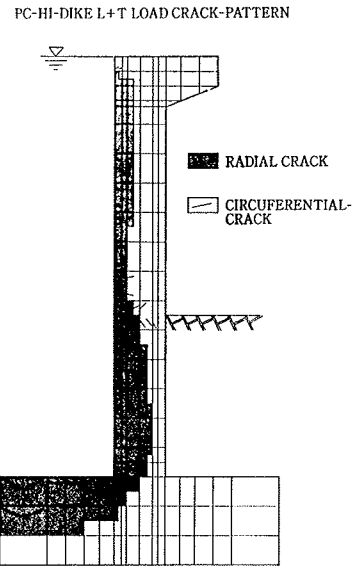


図-4 ひび割れ状況

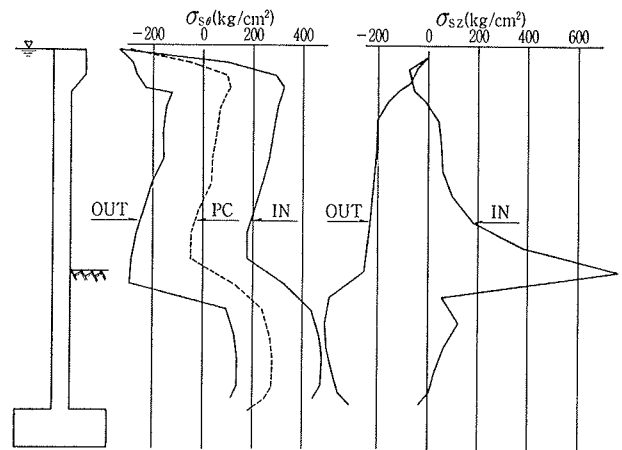


図-5 鉄筋応力度分布

図-6 には厚き方向応力度分布を直線補間して求めた断面力としての温度応力分布を示す。実荷重のみによる応力と温度荷重を組合せた場合の応力差として温度応力を算出した。又、図中には当初の断面剛性の $\frac{1}{2}$ を用いて弾性計算した温度応力(設計温度応力)を破線で示す。円周方向については、膜力  $N_\theta$  は設計応力とほぼ大差ない。これに対し、曲げモーメント  $M_\theta$  については、膜引張の卓越する下部で大幅に低減する

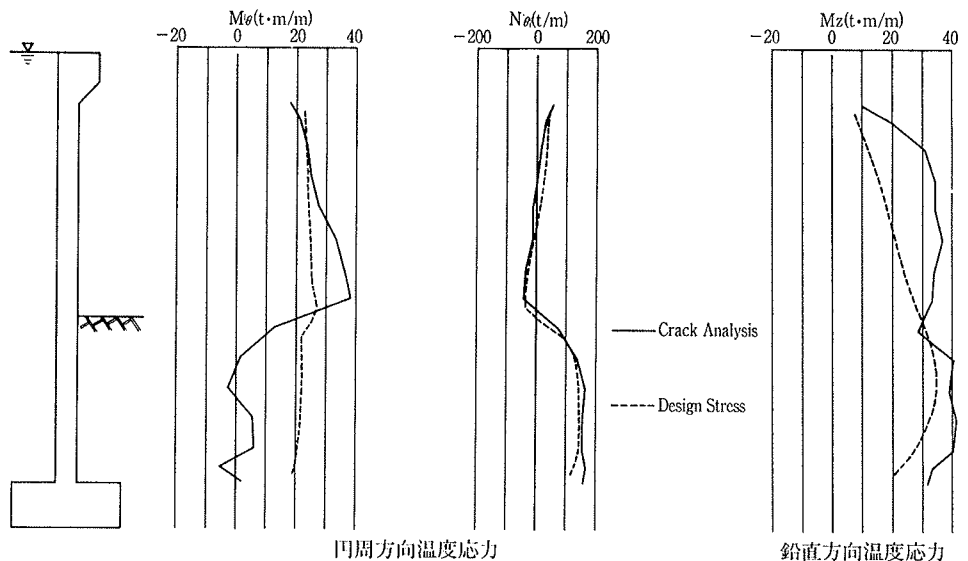


図-6 温度応力

が、上部では設計応力に比し若干大きくなる様である。一方、鉛直方向については、プレストレス効果もあって、曲げモーメントはあまり低減せず、むしろ全体として設計応力より大きくなる。

### 3. LNG 地下貯槽の温度応力解析

#### 3.1. 荷重条件

今回作用荷重は温度のみとし、凍結線を側壁外側 1.0 m とした場合の熱伝導解析結果を基に、これを決定した。図-7 に一般部における断面内の経時温度変化を示す。初期は急激な変化の予測されることから、解析上の取扱いとして、1, 3, 6, 12, 36カ月ににおける温度分布

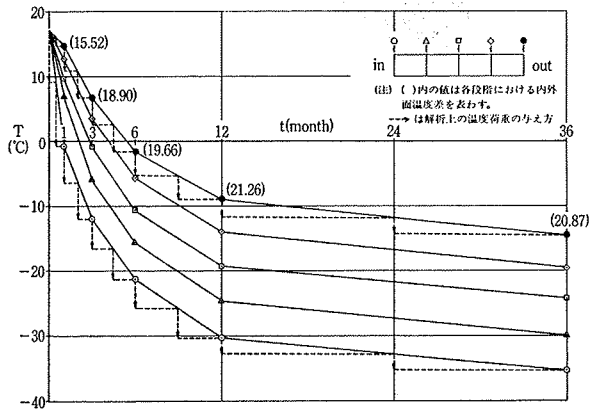


図-7 一般部における断面内温度の経時変化

を用い、各段階での増分温度は線形変化させて、これを与えることにした。

#### 3.2. 材料定数

表-3, 4 に解析に用いた材料諸定数を示す。コンクリートの単位クリープ関数は次式で表わされるものを用いる。

$$f(t) = \sum a_i (1 - e^{-b_i t})$$

式中の定数については、常温時 (20°C) は CEB-FIP

材 料	弾性係数E(kg/cm <sup>2</sup> )	線膨張係数 $\alpha$ (/°C)	ポアソン比 $\nu$
コンクリート	$2.7 \times 10^5$	$1.0 \times 10^{-5}$	1/6
鉄 筋	$2.1 \times 10^6$	"	—

表-3 材料定数

クリープ定数	温度条件		
	常 温 (20°C)	低 温 (-30°C)	
$a_i (1/E_i)$	1	$0.4246 \times 10^{-6}$	$0.5036 \times 10^{-6}$
	2	$0.1712 \times 10^{-6}$	$0.1806 \times 10^{-6}$
	3	$0.8486 \times 10^{-6}$	$0.3501 \times 10^{-6}$
	4	$1.1517 \times 10^{-6}$	—
$b_i (E_i/\eta_i)$	1	0.46	0.65
	2	0.046	0.065
	3	0.0046	0.0065
	4	0.00046	—

表-4 コンクリートのクリープ係数

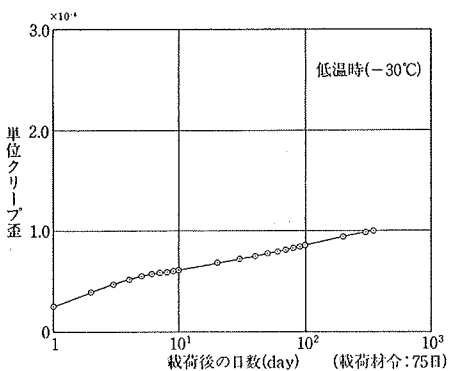
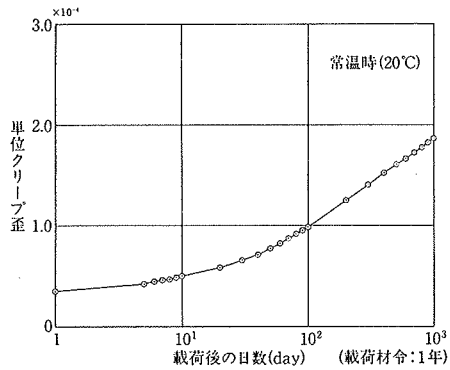


図-8 単位クリープ曲線

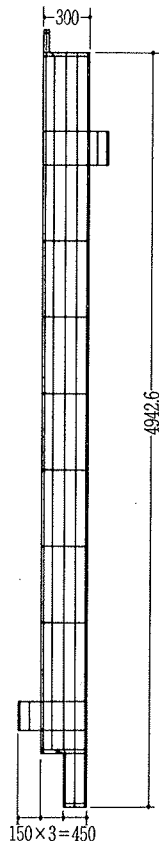


図-9 解析構造体要素分割

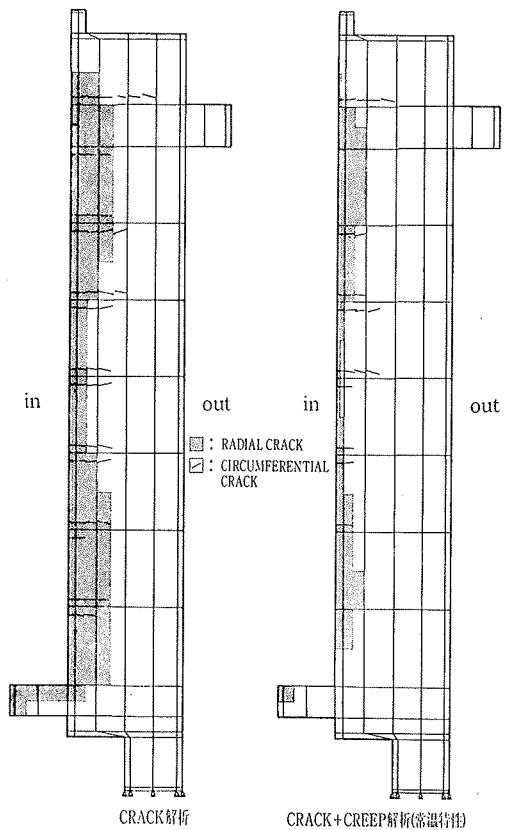


図-10 定常時ひび割れ状況

1978<sup>1)</sup>を基に、低温時は-30℃における1軸圧縮クリープ試験結果<sup>2)</sup>を基に、それぞれ算定した。(図-8(a)(b))。

### 3.3. 解析モデル

LNG 地下貯槽側壁を対象に、図-9に示す様な要素分割を行なって軸対称回転体解析を実施した。連続地中壁及び底板の影響、そして周辺地盤の拘束効果は考慮しない。又、側壁底部のみローラ支承とした。

### 3.4. 解析結果

解析は上記モデルに対して、①弾性解析、②クラック解析、③クラック+クリープ解析(常温クリープ)、④クラック+クリープ解析(低温クリープ)の計4ケースを行なって各々比較することにした。

図-10は定常時におけるひび割れ状況を示したものである。なお、定常とは温度荷重作用後36ヵ月における状態をいうものとする。ひび割れは、内面での温度低下が10~20℃(内外面での温度低下が10~20℃(内外面温度差10~15℃、約1ヵ月後の状態に対応)で発生し、2~3ヵ月程度で進展しなくなる。これは断面内の温度勾配が初期(約1ヵ月)において急激に大きくなるが、その後はあまり大きくなり、様に低下していく事に起因するものと考えられる。又、クラック+クリープ解析の場合は、クリープにより引張応力も緩和され、その結果ひび割れ発生は明らかに押えられるものと言える。

図-11に一般部における温度変化と曲げモーメントの関係を示す。各時間ステップ内における断面内温度分布の非線形性により弾性解析においてもモーメント変化は一様でなく、温度勾配と対応して比較的早期にその値は決る傾向にある。又12~36ヵ月の間では温度勾配の減少により、モーメントは低下している(弾性定常時:  $M \approx 564 \text{ tm/m}$ )。これに対して、クラック解析及びクラック+クリープ解析ではひび割れの発生やクリープによりモーメントは低減していくと言える。(クラック解析定常時:  $M \approx 322 \text{ tm/m}$ , クラック+クリープ解析定常時(常温クリープ):  $M \approx 303 \text{ tm/m}$ , 同(低温クリープ)  $M$

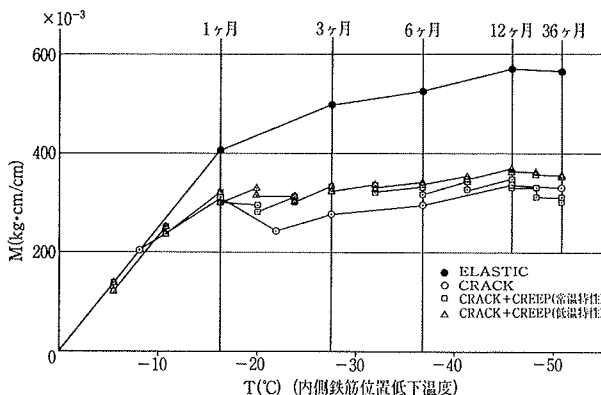


図-11 構造物の温度変化とモーメント

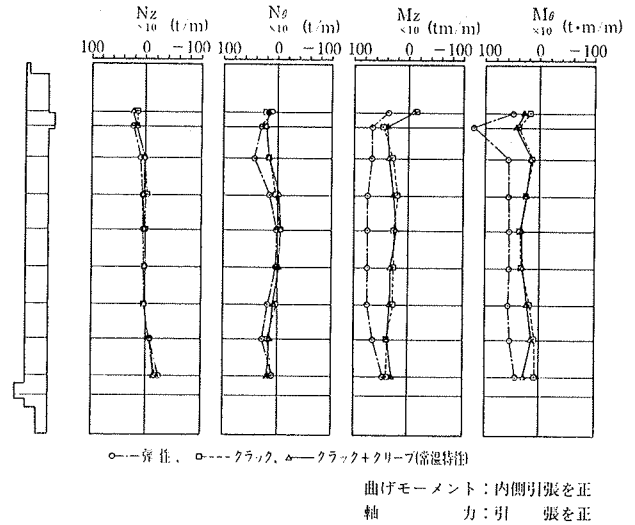


図-12 断面力分布

$\approx 355 \text{ tm/m}$ 。

図-12は各断面力分布を示す。クラック解析及びクラック+クリープ解析(常温クリープ)両者の間には、ひび割れ発生状況、応力度には相違が生じるがいずれもクラック解析の方が大きくなる。断面力については両者の間に大きな差異は認められず、曲げモーメントは弾性に比し総じて50~60%になっている。

図-13には、一般部において、温度モーメント比( $M/M_0$ ,  $M_0$ : 弾性モーメント)の時間に対する変化を示す。約1ヵ月までは温度モーメントは低下していくが、その後は大きな変化を示さない。これは前述した様に、(温度勾配が初期段階で決定すること、及びその時期にひび割れ発生が集中することに)主として起因するものと考えられる。又、定常時においてクラック解析値と比較した場合、常温クリープ特性を用いた場合にはその低下率は大きく(一般部以外では必ずしも大きくはならない。図-12参照)、低温クリープ特性を用いた場合には逆にになっている。前者の場合クリープの影響が応力(断面力)緩和に若干大きく寄与しているものと考えられる。

## 4. あとがき

LNG 貯蔵施設としての、(1) PC 防液堤と、(2) RC 地

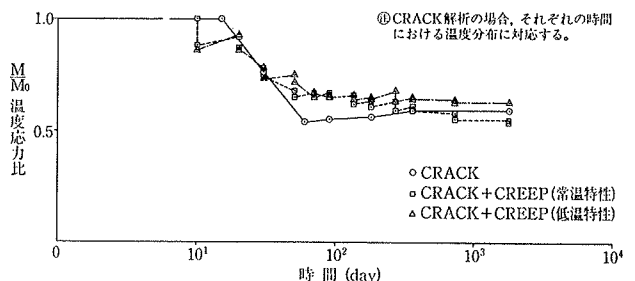


図-13 温度応力評価 (一般部)

下貯槽について、軸対称温度応力解析を実施し、検討した結果と今後の課題を以下に示す。

#### 4.1. PC 防液堤について

漏液後10日目の温度条件を設定していることから、クリープは考慮せずひび割れ解析のみ実施した。

(1) ひび割れについては Radial-Crack (縦ひび割れ) 及び Circumferential-Crack (RZ 面内ひび割れ) 共、断面を貫通することなく、膜引張の卓越する盛土部でもその深さは壁厚の7~8割程度にとどまる。然し乍ら壁体下部で、残ったコンクリート部分は引張応力状態(円周方向応力度平均  $\sigma_{\theta}^{AV} \approx 10 \text{ kg/cm}^2$ ) となっており、この部分での円周方向 PS 導入量を高める方向で再検討が必要である。

(2) 鉄筋応力度については壁体部は円周方向最大  $500 \text{ kg/cm}^2$  程度、鉛直方向は  $700 \text{ kg/cm}^2$  と比較的小さい。一方、基礎スラブでは内側縦ひび割れにより円周筋応力度は最大  $1500 \text{ kg/cm}^2$  程度まで達するが、これはそれ自身の内外面拘束による影響が大きいためである。

(3) 断面力として算出した温度応力について検討する。円周方向については、膜力  $N_{\theta}$  はひび割れ解析値と設計応力(弾性応力の $\frac{1}{2}$ )で同様な結果を与える。然し乍ら曲げモーメント  $M_{\theta}$  については、下部では引張膜力の影響により、かなり低減するが、上部ではむしろ設計応力より大きくなる傾向にある。鉛直方向については PS 力により、ひび割れはおさえられ、温度モーメント  $M_z$  は総じて設計応力より大きくなっている(膜剛性の低下により応力再分配が起り、実荷重に対する  $M_z$  が増加しているかも知れない)。この方向の温度応力は上端自由ということから曲げ応力と考えられ、ひび割れ貫通は起り難い。上記の結果、及び(1)で述べた壁体下部円周方向

平均応力が  $10 \text{ kg/cm}^2$  になっている結果を踏まえて、PS 導入力については壁体下部で円周方向を増やす方向で、そして鉛直方向 PS についてはこれを無くする方向で考えるのがよい様に思われる。

#### 4.2. RC 地下式貯槽について

温度が非定常に変化し、定常状態に至るまでに2~3年を要するので、クラック及びクリープを考慮して解析を実施した。

(1) 内面付近での温度低下が  $10^{\circ} \sim 20^{\circ}\text{C}$  (基準温度  $18^{\circ}\text{C}$ ) という比較的初期段階(1~3カ月)でひび割れは発生し、その後の進展は比較的少ない。

(2) クリープを考慮した場合、引張応力も緩和され、ひび割れ発生はおさえられる。温度曲げモーメントは常温及び低温クリープ共、これを考慮しないクラック解析値と定常時で大差なく、弾性モーメントの50~60%になっている。

上記の結果は温度応力設計において、どの時点の温度分布を設計温度荷重とするか、クリープの影響を如何に考えるべきか、という点で重要な意味を持っている。これ等については現在結論を述べる事は差し控え、(1)他の荷重との組合せや、(2)材料強度、弾性係数等の物性の温度依存性、を考慮した解析的スタディを待つことにしたい。

#### 参考文献

- 1) Comité Euro-International du Béton (CEB): CEB-FIP Model Code for Concrete Structures, (1978)
- 2) 国島, 他: 低温下におけるコンクリートのクリープ特性について, 土木学会第31回年次学術講演会講演概要集, 第5部, (1976), pp. 16~17